

고리 1호기 원자로냉각재 배관의 파단전누설 개념 평가

우호길
충남대학교

송동수
전력연구원

요 약

고리 1호기 원전의 원자로냉각재 배관의 파단전누설개념 적용성을 평가하기 위하여 일반적인 파단전누설 절차 및 기준을 검토하였다. 파단전누설 타당성을 검토하기 위하여는 한계하중방법 및 J-T 방법을 비교검토하였다. 그리고 원자로냉각재 배관에 대해서는 탄소강일 경우와 스테인레스강에 대하여 분석하였고, 가압기 밀림관에 대해서는 열응력을 계산하였다. 그리고 원자로 냉각재 배관에 가상의 관통균열의 파괴안전성은 유한요소법을 이용한 탄소성파괴역학을 통하여 분석하였다. 분석결과 한계하중법과 J-T 방법 모두 스테인레스강과 탄소강재질에 대해 적용 가능한 것으로 나타났다.

1. 서 론

중래의 원자력발전소 배관계통 설계에는 양단순간파단(Double-Ended Guillotine Break : DEGB) 개념이 적용되어 왔다. 배관계통 설계에 이러한 양단순간파단 개념을 적용할 경우, 배관파단으로 인한 영향을 최소화하기 위해 많은 배관구속장치(pipe whip restraint)등을 설치하였으며 중요 기기들은 분출된 유체에도 불구하고 기능 및 안전성을 유지할 수 있도록 설계되어 왔다. 이러한 결과를 배관계통 설계에 적용한 것이 파단전누설(Leak Before Break : LBB) 설계개념이다.

본 연구는 (1) 원전 냉각재 배관에 대한 LBB적용 가능성, (2) 균열이 있는 배관에 대한 탄소성해석 방법이 LBB해석 결과에 미치는 영향, (3) 배관재질이 LBB해석 결과에 미치는 영향 등에 대해 정량적으로 평가하고 (4) 가압기밀림 배관에 대하여 열응력 등을 계산하였다.

이를 위하여 임계하중법과 J-T평가선도 평가법을 사용하여 원자력발전소의 주냉각재 배관에 대한 LBB해석을 수행하였으며, 이들 두 평가방법의 결과를 정량적으로 비교하고자 한다.

2. 일반적인 LBB 해석절차 및 기준

2.1 LBB 적용 요건

원자력 배관에 LBB를 적용하기 위해서는 다음의 조건을 만족하여야 한다.

- (1) 원전의 누설감지장치(leak detection system)는 Reguide 1.45의 요구사항에 따라 일차계통으로부터 1gpm 이하의 누설을 감지할 수 있어야 한다. 한편 NUREG-1061 Vol.3에서는 LBB를 적용할 경우 누설감지능력에 안전여유 10을 주도록 규정하고 있다. [1]
- (2) 누설감지능력의 10배의 누설을 허용하는 크랙을 가지는 배관은 (정상운전하중 + 안전정지지진하중)의 $\sqrt{2}$ 배의 하중에서도 안정성을 유지해야 한다.
- (3) 허용누설 크랙의 2배에 해당하는 크랙을 가지는 배관은 (정상운전하중 + 안전정지지진하중)하에서 균열에 대한 안정성을 유지해야 한다

2.2 기준 및 절차

LBB를 적용하기 위해서는 먼저 대상배관에 대해 정적 및 동적 배관해석을 수행하여 각각의 배관재료에 대해 가장 큰 응력이 걸리는 위치에 균열이 존재한다고 가정한다. 누설감지장치가 감지 가능한 누설량으로부터 결정된 가상균열에 비정상 운전 조건하에서 대상배관이 받게될 하중을 가하여 균열이 있는 배관의 안정성(stability)을 입증해야 한다. 균열주위에는 상당한 부분의 소성영역이 존재하게 되며 따라서 탄소성과피역학 이론을 적용한 해석을 통해서 이의 거동을 평가한다. [2]

3. 원자력 배관에 대한 LBB해석

3.1 가상균열위치 및 하중의 결정

3.1.1 배관해석

전체 배관계통에 대한 정적, 동적 배관해석을 통하여 재료에 대해 최대응력이 발생하는 위치 및 각 위치에서 정상운전하중(normal operation loads) 과 비정상운전하중(faulted loads)의 크기를 결정한다.

3.1.2 LBB 하중의 결정

배관균열 안정성(crack stability) 평가를 위한 하중은 정상운전하중과 비정상운전하중을 절대합으로 구한다. 비정상운전하중은 안전정지 지진하중(SSE) 및 열천이 하중(thermal stratification)등 발생하는 모든 하중을 고려하여야 한다. 일반적으로 가상균열의 위치는 배관계통에 최대의 응력이 발생하는 지점으로 결정한다.

3.2 가상 누설균열 길이 결정

누설율은 균열길이의 함수로 계산되며 이때 보수성을 고려하여 정상운전하중을 적용한다. 배관에 원주방향의 관통균열이 있다고 가정하여 균열개구면적(Crack Opening Area)을 계산하였으며 누설율을 결정하기 위하여 이상유체 공식을 사용하였다.

본 논문에서는 PICEP 코드를 사용하여 균열을 통한 누설율 및 균열길이를 구하였다. [3]

PICEP 코드의 입력자료는 인장특성인 항복응력(σ_y), 극한강도(σ_u), 상수(α), 가공경화지수(n), 탄성계수(E) 등이며 상수 α 와 n을 결정하기 위하여 재료의 응력-변형률 성질을 Ramberg-Osgood 공식의 형태로 바꾸어 곡선접합(curve fitting)하여 구하였다.

$$\frac{\epsilon_i}{\epsilon_0} = \frac{\sigma_i}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0} \right)^n \quad (3)$$

여기서, α : Ramberg Osgood 상수

n: 가공경화 지수

σ_0 는 0.2% offset yield stress로서 실험데이터의 응력-변형률 곡선으로부터 구한 기준응력으로 항복응력을 나타내며 재료의 탄성계수를 E라고 할 때 $\epsilon_0 = \sigma_0 / E$ 다된다. 그리고 탄성계수는 ASME 코드의 해당온도에서의 값을 사용하였다. 누설균열길이 결정시 사용하는 재료물성치는 인장특성치로서 일차냉각계통의 정상운전 온도인 290°C(550°F)에서 실험을 통해 얻은 물성치이다.

3.3 LBB해석

3.3.1 임계하중법에 의한 해석

원주방향 관통균열이 있는 배관에 대한 임계하중법은 실단면붕괴 해석법(net-section collapse analysis)이라고도 하며 균열이 있는 배관의 잔여단면이 모두 임계응력(유동응력 또는 붕괴응력)에 도달했을 때 배관과단이 일어난다고 가정하고 배관의 거동을 평가하는 방법이다. 이 방법은 재료

의 파괴인성에는 무관하다.

원주방향의 관통균열이 있는 배관이 순수굽힘을 받는 경우 배관에 작용할 수 있는 최대하중은 일단면 붕괴 굽힘모멘트로서 다음 식으로부터 결정된다. [4]

$$M_b = 2 \sigma_f R_{mt}^2 (2 \cos \beta - \sin \alpha) \quad (4)$$

여기서, β 는 중립축의 위치이다.

임계하중법은 식(4)에서 보는 바와 같이 유동응력 (σ_f)을 어떻게 정의하느냐에 따라 결과에 많은 영향을 미치며 이 유동응력의 크기는 균열의 형상이나 균열이 있는 구조물의 형상에 민감한 것으로 알려져 있다 [5]. 유동응력은 재료의 항복강도(σ_y)와 인장강도(σ_u)를 이용해서 결정되며 현재 일반적으로 정의되고 있는 유동응력의 크기는 다음과 같다.

$$\sigma_f = \frac{(\sigma_y + \sigma_u)}{2} \quad (5)$$

이 관계식은 일반적인 표준시편(compact tension : CT)의 거동을 평가하는 경우에 많이 사용된다. 이 시편은 plane strain으로 J-적분값을 작게 발생하여 보수적인 결과를 얻게된다. 따라서 원주방향의 균열이 있는 실제 스테인레스강 배관에 대한 잔여단면붕괴해석을 위해서는 다음식이 제시된 바 있다[17].

$$\sigma_f = 1.15 \frac{(\sigma_y + \sigma_u)}{2} \quad (5-1)$$

한편 임계하중법을 사용하는 경우 용접부위에 대해서는 임계하중을 다소 과대평가 하는 경우가 있다. 용접부위에 대한 균열 평가를 하는 경우 용접부가 모재에 비해 파괴인성이 낮기 때문에 탄소성 파괴역학을 이용하여 이의 영향을 고려할 수 있는 보정계수(Z-factor)를 도입하였다. 따라서 용접재의 경우 식(5)는 다음과 같이 표시된다.

$$Z \cdot M = \frac{2I\sigma_f}{D_o} (2 \cos \beta - \sin \alpha) \quad (6)$$

여기서, 스테인레스강에 대한 보정계수 $Z = 1.15[1 + 0.013(D_o - 4)]$ 로서 SMAW용접 경우이고 본 분석에서는 $Z=1.6$ 을 사용하였다

3.3.2 J-T 법에 의한 균열안정성 해석

3차원 탄소성 파괴해석으로부터 크랙 선단 주위에서의 응력장의 강도(intensity)를 결정하는 J-적분 값은 크랙선단에서의 변형에너지 변화율과 관계가 있으며, 유한요소해석법을 이용해서 J-적분 값을 계산하는 방법은 선적분법(line integral method)와 가상균열진전법(virtual crack extension method)등이 있다. 3차원 문제에서 J-적분을 계산하기 위해 본 논문에서는 가상균열 진전법을 이용해서 균열이 있는 배관에 대하여 J-적분 값을 계산하였다. [6]

(1) 유한요소해석 모델

유한요소 해석을 위한 모델링에는 유한요소해석 상용프로그램인 PDA Engineering 사의 P3/PATRAN Ver.6.0을 사용하였고, J-적분 값 해석에는 HKS사의 ABAQUS Ver. 5.6을 사용하였다. 유한요소해석을 통하여 J-적분 값을 해석하기 위해 균열선단에서는 5개의 노드셀을 지정하여 각 노드의 위치별로 4개의 경로(contour)에 대하여 적분 값을 얻도록 요소를 구성하였다. 그리고 하중의 부여는 내압과 end cap force를 포함한 축방향하중을 주고, 굽힘모멘트는 균열선단에서의 영향을 받지 않기 위해서 4 지점 하중방법으로 부여하였다.

(2) 배관 재료에 대한 물성치

LBB 해석에서 중요한 영향을 미치는 인자는 배관의 모재 및 용접재에 대한 재료물성치이다.

해석에 필요한 재료물성치는 인장실험과 파괴저항 실험으로부터 얻은 $\sigma-\epsilon$ (응력-변형률)선도 및 J-R 선도이다. $\sigma-\epsilon$ 선도는 누설균열길이 계산 및 균열이 있는 배관의 탄소성파괴해석에 필요하며, J-R선도는 안정성평가에 사용된다.

(3) 균열안정성 평가

파괴역학적 분석은 누설과 관련된 하중과 가상결함크기에 근거하여 수행된다. 안정성 기준은 계산된 J-적분값과 찢김계수를 비교하여 평가한다. T_{mat} 와 T_{app} 을 각각 재료 및 적용하중에 대한 찢김계수라 하며 다음과 같이 정의된다.

$$T_{mat} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ_{mat}}{da} \quad (7)$$

$$T_{app} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ_{app}}{da} \quad (8)$$

여기서,

E = 재료의 종탄성계수, a = 균열길이, σ_y, σ_u = 재료항복 및 극한강도, $\sigma_f = 0.5 (\sigma_y + \sigma_u)$

본 해석에서는 재료에 대한 J vs. $\frac{dJ}{da} \Big|_{mat}$ 관계를 결정하기 위해서 주어진 파괴저항(J-R) 재료시험 결과를 식(9)의 형태로 나타내었다.

$$J(a) = C_1(\Delta a)^{C_2} \quad (9)$$

$$\frac{dJ}{da} = C_1 C_2 (\Delta a)^{C_2-1} \quad (10)$$

또한, 주어진 균열길이 a 를 가지는 배관에 대해 작용하중에 의한 J vs. $\frac{dJ}{da} \Big|_{app}$ 관계를 결정하기 위해서 균열길이 $a-\Delta$, a 및 $a+\Delta$ 에 대해 각각 탄소성 파괴해석을 수행하고 이로부터 각각의 균열길이에 대한 J-적분값을 계산하였으며 이 결과를 식(11)의 형태로 나타내었다. 여기서 Δ 는 균열길이의 미소증분이다.

$$J(a) = c_1 a^2 + c_2 a + c_3 \quad (11)$$

$$\frac{dJ}{da} = 2c_1 a + c_2 \quad (12)$$

4. 결과 및 고찰

4.1 누설균열길이 계산 결과

Table 1은 누설균열 길이가 α 와 n 의 값에 매우 민감하게 작용하고 있다는 것을 나타내며 누설 균열 길이 결정을 위해서 사용하는 PICEP코드는 전적으로 Ramberg-Osgood 상수인 α 와 n 에 의존하고 있다.

4.2 LBB해석 결과

4.2.1 일차계통 원전 배관에 대한 LBB해석 결과

4.2 LBB해석 결과

4.2.1 일차계통 원전 배관에 대한 LBB해석 결과

Fig. 1은 임계하중법을 이용하여 균열있는 배관의 건전성을 평가한 결과이다. 그림에서 "CASE 1"은 재료의 유동응력을 식(5)의 관계로 가정하여 LBB적용이 가능한 최대하중(LBB하중)을 계산한 것이며 "CASE 2"는 재료의 유동응력을 실제배관형상에 가까운 유동응력식의LBB하중을 계산한 결과이다. 두가지 경우 모두 LBB하중이 실제 배관에 발생하는 하중인 30531 in-kips보다 큰 값을 나타내고 있으며 "CASE 1"의 경우에는 약 3.1배, "CASE 2"의 경우에는 약 2.7배정도 LBB하중을 크게 예측하고 있는 것을 알 수 있다.

Table 2는 임계하중법으로 계산하는데 있어 Z 보정계수를 고려한 경우 하중이 51730 및 59209로서 실제 배관에 발생하는 하중인 30531 in-kips보다는 각각 약 1.7배 및 1.9배의 안전여유가 있다는 것을 알 수 있다.

한편 Fig. 2는 J-T평가선도 평가법을 이용하여 균열이 있는 스테인레스강 배관의 건전성을 평가한 결과이다. 그림에서 보면 불안정 균열성장을 야기시키는 최대하중(LBB하중)의 크기가 약 69500 in-kips 정도인 것을 알 수 있으며 이는 실제 배관에 발생하는 하중인 30531 in-kips보다 약 2.3배 정도의 안전여유가 있다는 것을 알 수 있다.

따라서 배관재료가 스테인레스 강과 같이 인성이 큰 경우에는 임계하중법을 사용하는 것이 보수적인 결과를 제공하며, 탄소강과 같이 인성이 작은 배관의 경우에는 J-T평가선도 평가법을 사용하는 것이 보수적인 결과를 얻을 수 있다는 것을 알 수 있다.

4.2.2 해석 방법이 LBB해석 결과에 미치는 영향

임계하중법을 이용하는 경우 탄소강 배관이나 스테인레스강 배관의 경우에 대해서 J-T평가선도 평가법에 의한 평가결과 보다 19%~50%정도 큰 LBB하중을 예측하는 것을 알 수 있다. 이는 J-T평가법이 재료의 실제 응력-변형률 관계 및 파괴저항치를 근거로 LBB하중을 예측한 반면 임계하중법은 재료의 인성을 고려하지 않고 재료의 강도만을 고려하여 균열이 있는 배관의 탄소성 거동을 평가하기 때문인 것으로 판단된다.

제5장 결론

원자력배관의 파단전누설개념을 적용성을 검토한 결과 다음과 같은 결론을 얻게 되었다.

1. 원전의 주냉각재 배관에 대한 LBB적용은 배관구조물에 걸리는 응력보다 10배의 누설률을 가정한 균열이 있는 배관의 탄소성해석(J-T Method) 및 임계하중 방법으로 해석한 결과를 볼때 최소 약 170%정도의 안전여유가 있는 것으로 나타나 적용이 타당한 것으로 나타났다.
2. LBB해석을 위한 누설균열길이를 결정하는 경우 배관재료의 Ramberg-Osgood상수인 α 와 n 값이 매우 중요한 것으로 나타났으며, 보수적인 해석을 위해 변형률 기준으로 약 5%정도의 인장 시험 결과를 사용하여 곡선적합 시키는 것이 바람직한 것으로 평가되었다.
3. 임계하중법을 이용하는 경우, 간단하게 LBB해석을 수행할 수 있는 장점이 있으나 LBB해석시에는 보수성이 떨어지는 것으로 평가되었다. 그러나 용접보정계수 Z값을 이용하여 LBB해석을 수행하는 경우에는 J-T평가선도에 의한 평가법을 이용하는 경우보다 낮은 LBB하중을 제공하는 것으로 나타났다.
4. 따라서, 직경이 작은 배관을 비롯하여 보다 많은 배관에 LBB를 적용하기 위해서는 일반적으로 J-T평가선도 평가법을 이용하여 LBB해석을 수행하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

참고 문헌

- [1] U.S NRC Piping Review Commission, "Evaluation of Potential for Pipe Report of the U.S Nuclear Regulatory Commission Piping Review Committee, NUREG-1061, Vol. 3, 1984

[2] U.S. NRC, "Leak Before Break Evaluation Procedure", NUREG 800, Standard Review Plan 3.6.3, 1987.

[3] NP3596, "PICEP: Pipe Crack Evaluation Program", EPRI, 1987

[4] E. Smith, 1991, "The Conservatism of the Net-Section Stress Criterion for the Failure of Cracked Stainless Steel Piping", SMiRT12, G05/1, pp.59~64.

[5] V.Kumar, M.German, C.F.Shih, 1981, "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis," EPRI Report NP-1931.

[6] J.R. Rice, 1968, "A Path Independent Integral and Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks," Int. J. of Applied Mechanics, pp. 379~396.

Table 1. Effects of Ramberg-Osgood Constant α and n on the Estimation of Crack Length

Material	Stainless Steel		Carbon Steel	
	0% ~ 5%*	0% ~ 10%	0%~5%	0% ~ 10%
α	1.27	2.96	1.05	3.05
n	4.72	3.44	9.50	6.50
Crack Length (in)	4.6	3.6	5.6	4.0
정상운전하중 (in-kips)	27344		27344	
σ_0 (psi)	25375		34800	
E(psi)	25.26E6		26.50E6	

Table 2. Comparison of LBB Loads Calculated from Limit Load Analysis and J-T Analysis (With Z Correction Factor) (unit: in-kips)

Material Type	CASE 1 ⁽¹⁾	CASE 2 ⁽²⁾	J-T Method
Stainless Steel	51730	59209	69500
Carbon Steel	44557	51810	66000

(1) $\sigma_f = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2}$ 로 가정한 경우

(2) $\sigma_f = 1.15 \cdot \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2}$ 로 가정한 경우

Table 3 Comparison of LBB Loads Calculated from Limit Load Analysis and J-T Analysis (Without Z Correction Factor)

(unit : in-kips)

Material Type	CASE 1 ⁽¹⁾	CASE 2 ⁽²⁾	J-T Method
Stainless Steel ⁽³⁾	83000	95000	69500
Carbon Steel ⁽⁴⁾	86000	100000	66000

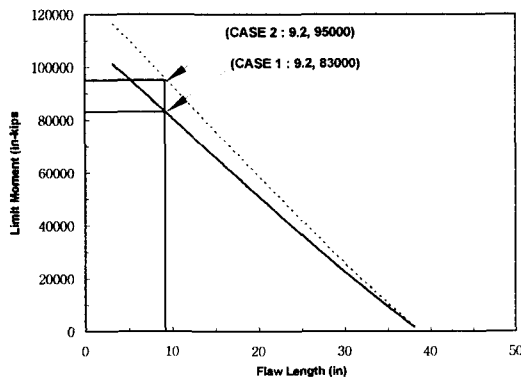


Fig. 1 Critical Flaw Size Prediction by Limit Load Method for Stainless Steel

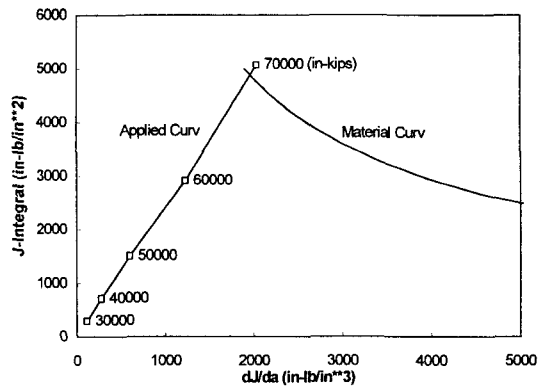


Fig. 2 Comparison of J-T evaluation results for Stainless Steel